

## PREVISÃO DA VIDA DE FADIGA INCLUINDO O COMPORTAMENTO DE MICRO-FENDAS

J.D. COSTA\* e C.M. BRANCO\*\*

\*SAEM, Universidade de Coimbra, 3000 COIMBRA, PORTUGAL

\*\*CEMUL, Instituto Superior Técnico, 1096 LISBOA CODEX, PORTUGAL

A primeira parte deste trabalho apresenta resultados de um estudo do crescimento de uma fenda de fadiga desenvolvida a partir de um microentalhe de canto com uma profundidade de cerca de  $40\ \mu\text{m}$  em ambas as direcções.

Os testes de fadiga foram conduzidos com amplitude de carga constante tanto em tracção como em flexão e para dois valores da razão de tensões ( $R=0.05$  e  $0.5$ ). Foram obtidos gráficos apresentando a evolução da forma da fenda  $a/c$  em função do valor normalizado da profundidade da fenda,  $a/B$ , onde não se observou influência da razão de tensões e do tipo de carregamento para  $a/B < 0.1$ .

Os valores do limiar de fadiga para micro-fendas mostraram-se inferiores aos correspondentes valores obtidos em trabalho anterior para fendas longas, para as duas razões de tensões. Valores do fecho da fenda obtidos anteriormente em provetes CT usando um transdutor de deslocamentos do tipo Elber, permitiram calcular os valores de  $\Delta K_{ef}$ . Comparando os dados obtidos neste trabalho para as micro-fendas com a curva  $da/dN - \Delta K_{ef}$  obtida para fendas longas permite concluir que nas micro-fendas o fecho da fenda é praticamente inexistente.

As curvas  $da/dN$ ,  $\Delta K$  obtidas com fendas longas

(provetes CT) mostram dois tipos de transição, os quais coincidem com a transição brusca que se verifica nas rugosidades da superfície da fenda, sendo resultado dos micro-mecanismos de propagação da fenda que estão associados às respectivas gamas de valores de  $\Delta K$ .

Apresenta-se finalmente um programa de computador para previsão da vida de fadiga. Este programa inclui tanto a fase de iniciação da fenda como a fase de propagação.

## INTRODUÇÃO

Em trabalho anterior (1), foram obtidos resultados da propagação de fendas de fadiga em provetes CT. Foram analisadas a influência na velocidade de propagação da tensão média ( $R=0,0.5$  e  $0.8$ ). Valores do fecho da fenda foram também obtidos para os três valores da razão de tensões. O parâmetro  $U$  inicialmente proposto por Elber (2) foi usado para determinar os valores efectivos de  $\Delta K$ ,  $\Delta K_{ef}$ . A velocidade de propagação da fenda  $da/dN$  quando correlacionada com  $\Delta K_{ef}$  permitiu obter uma boa correlação independente da razão de tensões.

A velocidade de propagação de micro-fendas é frequentemente referida na literatura (3-5) como sendo mais elevada do que a de fendas longas para o mesmo valor de  $\Delta K$ . No trabalho de Ritchie (3), comparando os resultados obtidos em provetes com micro-fendas de canto com resultados obtidos em fendas longas em provetes CT e CTT, confirma-se esta tendência. A ausência de fecho

da fenda em micro-fendas parece constituir a principal causa que permite explicar a mais elevada velocidade de propagação.

Neste trabalho são também apresentados resultados da velocidade de propagação obtidos na liga de Al-Mg 5083, tanto para micro-fendas como para fendas longas. Os parâmetros analisados foram a razão de tensões e o modo de carregamento (tensão e flexão).

Na parte final deste trabalho apresenta-se também o fluxograma de um programa de computador para previsão da vida de fadiga, incluindo ambas as fases de iniciação e de propagação. É usado o método da aproximação local das deformações que ocorrem num entalhe conjuntamente com a curva de Coffin-Manson, para a fase de iniciação. Na fase de propagação é utilizada a MFLE e a MFEP por integração numérica de uma lei de propagação.

PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL

A composição química da liga AlMg 5083 é a seguinte: 4,5% Mg, 0.55% Mn, 0.37% Fe, <0.5% Ni, 0.12% Cu, 0.1% Si, <0.05% Sn, <0.5% Pb e <0.05% Ti.

As propriedades mecânicas para a direcção longitudinal da placa obtidas em trabalho anterior, (6) são:  $\sigma = 180\text{MPa}$ ;  $\sigma = 320.8\text{MPa}$ ;  $\epsilon = 18.2\%$ ;  $K_1 = 369.9\text{MPa}$   $K_2 = 609.8\text{MPa}$   $n_1 = 0.129$   $n_2 = 0.253$  ( $K_i$   $n_i$  são respectivamente as constantes e os expoentes de encruamento da curva monotona tensão/deformação).

A curva ciclica é dada pela expressão

$$\sigma = 540.5(\epsilon)^{0.09}$$

A propagação da fenda de fadiga foi obtida em provetes com micro-entalhe de canto representados na figura 1. A espessura dos provetes foi de 12mm e os modos de carregamento foram tracção e flexão. Os ensaios à tracção foram conduzidos numa máquina servo-hidráulica em controlo de carga. A onda de carga foi do tipo sinusoidal de amplitude constante e frequências compreendidas entre 20 e 30 Hz. Os ensaios à flexão foram conduzidos numa máquina de flexão plana especifica para o efeito com uma frequência de 25 Hz.

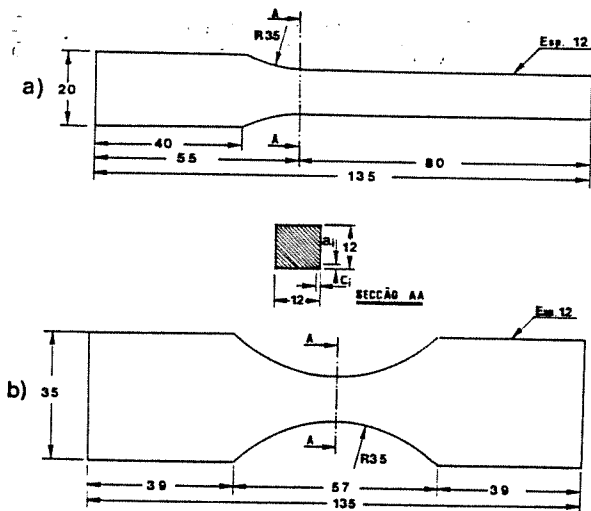


FIG.1 - Provetes utilizados (não normalizados)  
 a) Flexão com micro-entalhe de canto  
 b) Tracção com micro-entalhe de canto

Tanto os ensaios de flexão como os de tracção realizados para dois valores diferentes da razão de tensões ( $R=0.05$  e  $0.5$ ). Foram usados provetes com micro-entalhe de canto, com uma profundidade de aproximadamente  $40\mu\text{m}$ , segundo as duas direcções. Este micro-entalhe foi obtido exercendo uma certa força (cerca de  $100\text{gr}$ ), sobre uma pequena lâmina. A dimensão do entalhe foi medida em todos os provetes antes do inicio dos testes de fadiga.

A medição das micro-fendas foi feita usando um microscópio metalográfico com ampliações até  $1000\times$ . O provete é previamente electropolido e só depois é aberto o entalhe. Durante o teste o provete é retirado periodicamente da máquina de fadiga para ser observado no microscópio. Com esta técnica é possível detectar fendas com profundidades inferiores a  $10\mu\text{m}$ , criadas a partir da raiz do entalhe. As medições foram efec-

tuadas em ambas as direcções da fenda de canto.

A velocidade de propagação de fadiga foi derivada a partir dos resultados experimentais utilizando o método da tangente proposto pela ASTM (7).

RESULTADOS E DISCUSSÃO

Ensaio de fadiga

Na figura 2 apresentam-se os resultados da evolução da forma da fenda  $a/c$  em função do valor normalizado da profundidade da fenda  $a/B$ , para micro-fendas de canto, para ambos os modos de sollicitação (tracção e flexão). Os valores representados referem-se apenas a resultados para  $a/B < 0.1$ . Pode constatar-se uma dispersão considerável dos valores de  $a/c$  para fendas muito curtas que se deve à iniciação se verificar algumas vezes apenas numa das direcções, provocando um certo atraso na outra. Este atraso é gradualmente recuperado à medida que  $a/B$  aumenta, podendo observar-se uma menor dispersão em torno de  $a/c = 1$  para valores mais elevados de  $a/B$ . Na gama de valores de  $a/B$  representados não é visível influência da razão de tensões ou do modo de sollicitação.

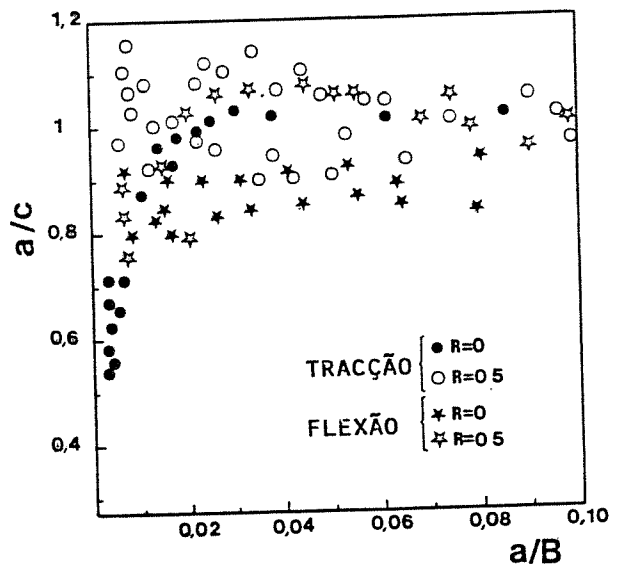


FIG.2 - Evolução da forma da fenda  $a/c$  em função de  $a/B$ . Provetes com micro-entalhe de canto.

Na figura 3 apresenta-se um exemplo das curvas  $da/dN, dc/dN$  versus  $a$  e  $c$  respectivamente, para as fendas curtas de canto ( $a, c < 1000\mu\text{m}$ ). Pode observar-se um crescimento muito acentuado da velocidade de propagação com o comprimento da fenda até comprimentos da ordem dos  $100\mu\text{m}$ . Entre os  $100$  e os  $300\mu\text{m}$ , pode observar-se uma desaceleração progressiva do incremento da velocidade de propagação, apresentando de seguida uma taxa de crescimento quase constante. Este comportamento pode ser explicado em termos do fecho da fenda, apresentando um valor nulo ou quase nulo para fendas menores que  $100\mu\text{m}$ , experimentando um crescimento gradual entre os  $100$  e os  $300\mu\text{m}$ , estabilizando a partir deste

valor do comprimento da fenda em valores característicos das fendas longas.

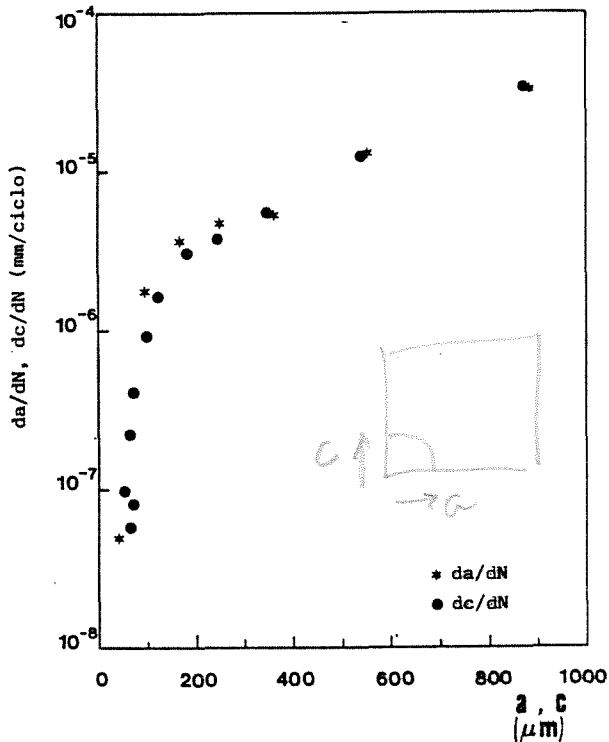


FIG.3 - Curvas da/dN versus a e dc/dN versus c para fendas curtas. Solicitação de flexão. Liga Al-Mg 5083-0

Na figura 4 apresentam-se valores de da/dN versus  $\Delta K_{ef}$ , obtidos em trabalho anterior (1), calculados a partir dos resultados obtidos com os provetes CT e para três razões de tensões (R=0; 0.5 e 0.8). Os valores de  $\Delta K_{ef}$  foram calculados a partir dos valores do fecho da fenda obtidos experimentalmente. Pode observar-se uma boa correlação entre da/dN e  $\Delta K_{ef}$ , sem depender da tensão média na velocidade de propagação quando correlacionada em função de  $\Delta K$ , é principalmente devido ao efeito do fecho da fenda.

A região II da velocidade de propagação mostra duas inclinações no gráfico da/dN,  $\Delta K$ , figura 5. Este comportamento é observado também noutras ligas de alumínio e noutros metais que cristalizam no sistema FCC (8-9), e pode ser explicado através da relação entre a dimensão da zona cíclica de deformação plástica em estados de deformação plana e a dimensão de determinados parâmetros microestruturais (espaçamento de dispersão, tamanho de subgrão e tamanho de grão) dando origem a três pontos de transição. Na figura 6 está representada o valor da rugosidade média da superfície da fenda de fadiga,  $R_a$ , versus  $\Delta K$ , para os provetes CT com R=0. Pode observar-se a existência de um mínimo nos valores da rugosidade que ocorre para  $\Delta K=8\text{MPa}/\sqrt{\text{m}}$ . Este valor de  $\Delta K$  coincide com aquele para o qual se observa a transição na inclinação das curvas da/dN,  $\Delta K$  já referido. Através de observações em microscópio electrónico de varrimento, SEM, verifica-se que apenas existem estrias de fadiga para

valores de  $\Delta K$  acima do ponto de transição. Verifica-se portanto uma alteração dos micromecanismos de propagação da fenda com transição no ponto já referido.

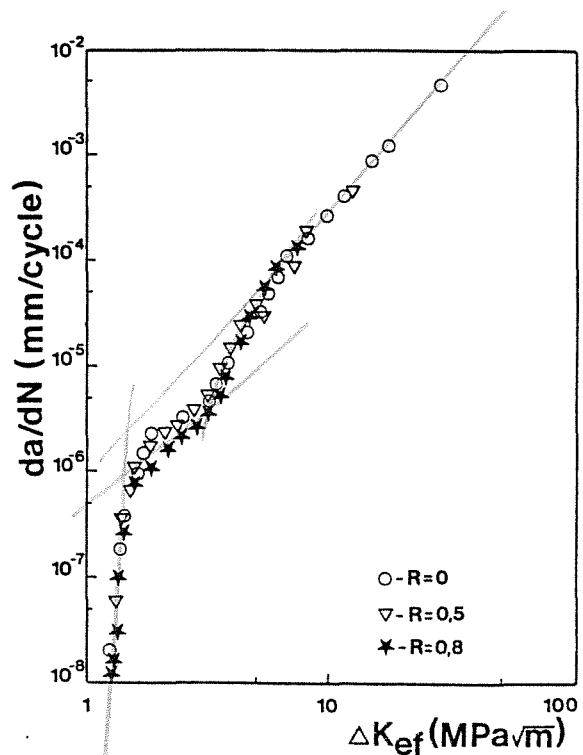


FIG.4 - da/dN em função de  $\Delta K_{ef}$ . Liga Al-Mg 5083-0

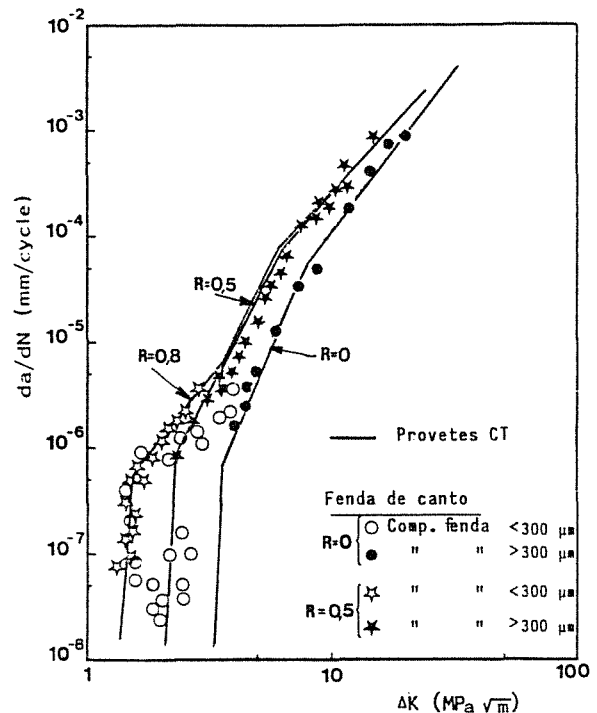


FIG.5 - Resultados experimentais; da/dN versus  $\Delta K$  para micro-fendas. Comparação com curvas obtidas em provetes CT, fendas longas (1). Liga Al-Mg 5083-0

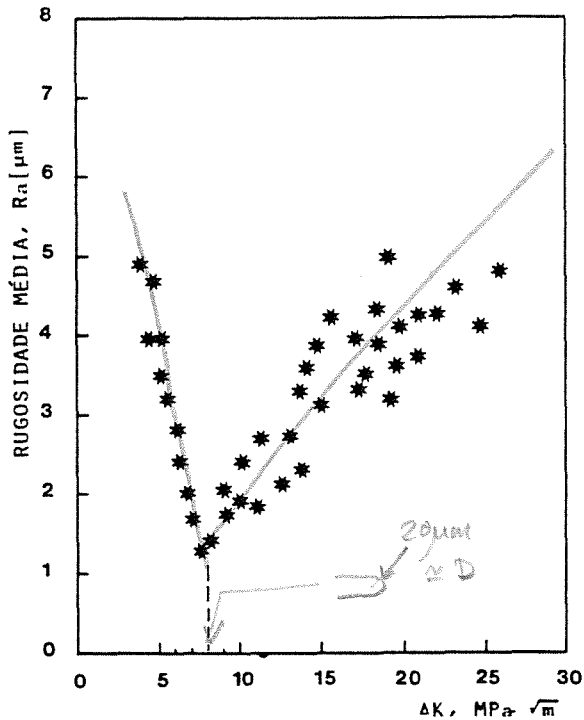


FIG.6 - Rugosidade Ra versus ΔK, medida nas superfícies de fadiga de provetes CT, R=0. Liga Al-Mg 5083-0

Na figura 5 apresentam-se também os resultados experimentais da velocidade de propagação versus ΔK, obtidos para as fendas de canto iniciadas a partir de micro-entálhes. Os valores de ΔK calculados usando a solução de Pickard (10). Encontram-se também representadas para comparação as curvas obtidas nos provetes CT para os três valores de R. Pode observar-se que para fendas com dimensões menores que 300 μm as velocidades de propagação são muito superiores às observadas para fendas longas (provetes CT), e que a propagação se dá para valores de ΔK inferiores a ΔK<sub>lf</sub> obtido com os provetes CT (ΔK<sub>lf</sub>=3.3 MPa√m para R=0 e ΔK<sub>lf</sub>=2MPa√m para R=0.5). Para fendas maiores que 300 μm verifica-se uma boa concordância com os resultados obtidos nos provetes CT. Comparando os resultados experimentais com a curva obtida nos provetes CT para R=0.8, onde o fecho da fenda é insignificante verifica-se haver uma concordância satisfatória, confirmando o facto de o fecho da fenda ser praticamente inexistente em micro-fendas. Note-se que a medida que o fecho da fenda vai aumentando com o comprimento da fenda os resultados experimentais vão-se aproximando das curvas da/dN, ΔK para fendas longas até se juntarem a estas para um comprimento de fenda superior a 300 μm.

**Previsão da vida de fadiga**

O programa de computador desenvolvido para a previsão da vida de fadiga permite tratar problemas tanto de cálculo da vida de iniciação, N<sub>i</sub>, como da determinação do número de ciclos de

propagação da fenda, N<sub>p</sub>, admitindo portanto que a vida total pode ser decomposta nestas duas fases:

$$N_t = N_i + N_p \tag{1}$$

O número de ciclos de iniciação, N<sub>i</sub>, é calculado através do método da aproximação local das deformações na raiz do entalhe, usando a solução de Neuber (11).

$$K_t \frac{S}{E} = \sigma \epsilon \tag{2}$$

em que K<sub>t</sub> é o factor elástico de concentração de tensões, S é a tensão nominal, E é o módulo de elasticidade e σ e ε são respectivamente a tensão e a deformação locais que ocorrem na raiz do entalhe. Em alternativa pode também ser aplicado o método da energia de deformação equivalente, proposto por Glinka (12), e que se traduz no caso de uma tensão nominal inferior à tensão de cedência pela seguinte expressão:

$$K_t^2 \left( \frac{S}{2E} \right) = \frac{\sigma}{2E} + \frac{\sigma}{n+1} \left( \frac{\sigma}{K} \right)^{\frac{1}{n'}} \tag{3}$$

onde K' e n' são respectivamente a constante e o expoente da curva cíclica do material. O valor da deformação ε na raiz do entalhe pode ser determinada conjugando a equação (2) ou (3) com a equação da curva cíclica tensão/deformação,

$$\epsilon = \frac{\sigma}{E} + \left( \frac{\sigma}{K'} \right)^{\frac{1}{n'}} \tag{4}$$

Para determinar a vida de iniciação da fenda, utiliza-se a relação de Coffin-Manson, modificada por Morrow para considerar o efeito da tensão média,

$$\frac{\Delta \epsilon}{2} = \epsilon'_f (2N_i)^c + \frac{\sigma'_f - \sigma_m}{E} (2N_i)^b \tag{5}$$

Neste expressão ε'<sub>f</sub> e c são respectivamente a constante e o expoente de ductilidade à fadiga e σ e b representam a constante e o expoente de resistência à fadiga do material. σ é a tensão média local que ocorre na raiz do entalhe. Em situação de carga variável a acumulação de dano pode ser avaliada utilizando a regra de Miner.

No cálculo da vida de propagação, N<sub>p</sub>, é utilizada a MFLE por integração da lei de Paris que correlaciona a velocidade de propagação da fenda com a variação do factor de intensidade de tensões, ΔK.

$$\frac{da}{dN} = C \Delta K^m \tag{6}$$

Além da lei de Paris, o programa prevê também a utilização de outras leis: Forman (13) e Branco (14). Também no lugar do cálculo do número de ciclos de propagação, o utilizador poderá optar pelo cálculo da dimensão final da fenda ou da tensão admissível. As solicitações admitidas são tração e (ou) flexão com amplitude constante

ou variável, sem consideração dos efeitos de aceleração ou retardamento na velocidade de propagação. no cálculo do factor geométrico para fendas do tipo penetrante, semi-elíptica ou de canto podem ser introduzidas soluções pelo utilizador ou em opção são também disponíveis algumas soluções analíticas para as geometrias mais frequentes (Raju e Newman (15), Pickard (10) etc.)

O programa funciona por um processo iterativo na integração da lei de propagação segundo o seguinte fluxograma:

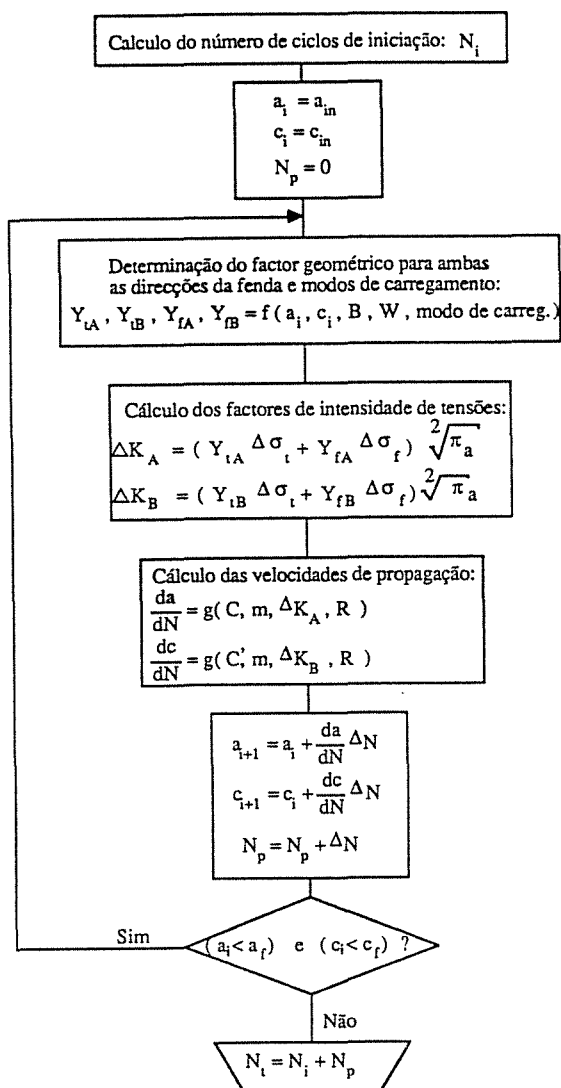


FIG.7 - Fluxograma do programa de previsão de vida de fadiga

Para tensões superiores à tensão de cedência é também disponível uma subrotina para cálculo do valor cíclico do integral J

### CONCLUSÕES

- 1 - Os valores da forma da fenda,  $a/c$  para fendas muito curtas,  $a/B < 0.1$  situam-se muito próximos da unidade independentemente da razão de tensões e do modo de carregamento
- 2 - Para micro-fendas com um comprimento inferior a  $300 \mu\text{m}$  e para valores da razão de tensões  $R=0$  e  $R=30.5$ , a propagação da fenda por fadiga ocorre para valores  $\Delta K$  inferiores ao valor do limiar de fadiga,  $\Delta K_{1f}$  obtido para fendas longas. Para  $R=0.8$  a velocidade de propagação para micro-fendas e para fendas longas não difere significativamente o que sugere que o fecho da fenda é praticamente inexistente em micro-fendas.
- 3 - É apresentado um programa de computador para previsão da vida de fadiga, admitindo-se que esta pode ser decomposta em duas fases: iniciação e propagação da fenda. São apresentadas muito resumidamente as capacidades de aplicação e os modelos adoptados na previsão da vida para ambas as fases.

### AGRADECIMENTOS

"This work is financed by the Structures and Materials Panel of AGARD/NATO under the program Additional Support to Portugal (Project P64-Short Crack Studies in High Strength Aluminium Alloys)"

### REFERENCIAS

- (1) - Costa, J.D., Branco, C.M. - "Fatigue behaviour of medium strength Al-Mg alloy 5083", in Advances in Fracture Research, Proc. ICF7, 7th International Conference on Fracture, Houston, Texas, U.S.A., Vol.4 1990, pgs.2467-2475.
- (2) - Elber, W., "Damage tolerance in aircraft structures", ASTM STP486, pg.230, 1971, USA
- (3) - Ritchie, R.O., Yu, W., "Short crack effects in fatigue: a consequence of crack tip shielding", "Small Fatigue cracks", (Editado por Ritchie, R.O. e Lankford, J.), pgs. 167-189, The Metallurgical Society
- (4) - Miller, K.J., "The behaviour of short fatigue cracks and their initiation", FFEMS Vol.10, N°2, 1987, pgs.75-113
- (5) - Miller, K.J. and Yates, J.R., "Non-propagation fatigue cracks: the true fatigue limit", Proc. NATO ASI Advances in Fatigue Science and Technology, Eds. C. Moura Branco e L. Guerra Rosa, Portugal, Kluwer Academic Publishers, 1989, pgs.253-265
- (6) - Costa, J.D., "Tenacidade à Fractura da liga de alumínio Al-Mg 5083", tese de Mestrado, Universidade de Coimbra, Departamento de Engenharia Mecânica, 1985, Portugal
- (7) - ASTM E647-81, "Constant load amplitude fatigue crack growth rates above  $10^{-8}$  m/cycle", Annual book of ASTM Standards, 1981,

USA

- (8) - Yoder, G.R., Cooley, L.A. e Crooker, T.W., "Fatigue 84", Proc. Int. Conf. on Fatigue and Fatigue and Fatigue Thresholds, Editado por C.J. Beevers, EMAS Ltd. Warley, England, pgs. 351-360
- (9) - Puch, G. e Hohne, V., "Fracture mechanics assessment of an Al-Mg4.5 Mn weld joint", Proc. ECF7, 7th European Conference on Fracture, Budapest, Hungary, published by EMAS, U.K., 1989, pgs. 868-871
- (10) - Pickard, A.C., "Stress intensity factors with circular and elliptic cracks fronts, determined by 3D finite element methods", Proc. 3rd Int. Conf. Numerical Methods in Fracture Mechanics, Edição Pineridge Press, Swansea, pg. 559, 1984
- (11) - Neuber, H., "Theory of stress concentration for shear-strained prismatic bodies with arbitrary nonlinear stress-strain law", Trans. ASME, J. of Appl. Mech., N°28, 1961, pgs. 554-550
- (12) - Glinka, G., "Energy density approach to calculation of inelastic strain-stress near notches and cracks", Engng. Fract. Mech., Vol. 22, N°3, 1985, pgs. 485-508
- (13) - Forman, R.G., Kearney, V.E. and Engle, R.M., J. Basic Eng., N°89, 1967, pg. 549
- (14) - Branco, C.M., "Applications of fracture mechanics to environmental and elastic-plastic crack propagation", PhD Thesis, Doctor of Philosophy, Univ. Londres, 1976
- (15) - Newman, J.C., Raju, J.S., "Stress Intensity factor equations for cracks in three dimensional finite bodies subjected to tension and bending loads, NASA TM85793, 1984, Virginia, USA